

DOI: 10.11779/CJGE202202001

SV 波入射下均匀饱和地层渗透系数对深埋隧道的影响机制

禹海涛¹, 王治坤², 刘中宪³

(1. 同济大学岩土及地下工程教育部重点实验室, 上海 200092; 2. 同济大学地下建筑与工程系, 上海 200092;

3. 天津城建大学天津市软土特性与工程环境重点实验室, 天津 300384)

摘要: 对于饱和场地中地下结构的抗震分析问题, 地层渗透系数决定了孔隙水与土骨架耦合作用的强弱, 是研究饱和地层-结构动力相互作用的关键参数之一。然而, 目前研究通常基于渗透系数为零或无穷大的假定, 忽略了实际地层的渗透特性且对其影响机制尚不清晰。针对不同类型均匀饱和地层对应的渗透系数分布范围, 基于 Biot 两相介质理论, 首先建立了饱和地层不同渗透系数情况下的 $u-w$ 格式模型, 推导渗透系数分别为有限值、零和无穷大 3 种情况下 P_1 、 P_2 、S 波的波速解析表达式, 分析了地层渗透系数变化对自由场波速的影响规律; 进而, 建立了不同类型饱和地层与深埋隧道动力作用分析模型, 并与典型算例精确解对比验证了本模型的有效性; 在此基础上, 分别研究了砂岩、卵石土、砂土、粉土 4 种类型饱和地层渗透系数变化及两种极端值情况下隧道结构及周围地层孔隙水压力的响应机制。结果表明: 对于不同类型饱和地层, 3 种体波在地层中的传播速度均随渗透系数 k 增加呈上升趋势, 当 $k < 10^{-4}$ m/s 时, 波速为最小值且与 $k \rightarrow 0$ 极端情况一致, 当 $k > 10^2$ m/s 时, 波速为最大值且与 $k \rightarrow \infty$ 极端情况一致; 对于饱和砂岩, 随着渗透系数增加, 隧道及地层孔压响应幅值逐渐增大且趋向于 $k \rightarrow \infty$ 假设情况, 而对于卵石土和砂土, 随着渗透系数减小, 隧道结构及地层孔压响应幅值逐渐增大且趋向于 $k \rightarrow 0$ 假设情况。研究还发现, 对于渗透系数在 $10^{-4} \sim 10^2$ m/s 范围内的饱和地层, 隧道结构与地层响应结果相比渗透系数为两种极端值情况下的结果均相差较大, 即此时计算模型不宜采用渗透系数为零或无穷大的假定。因此, 实际工程抗震设计应重视饱和地层渗透系数对隧道结构及周围地层的影响。

关键词: 均匀饱和地层; 深埋隧道; 渗透系数; 波速; 动力响应; 孔隙水压力

中图分类号: TU435 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2022)02-0201-11

作者简介: 禹海涛(1983—), 男, 博士, 教授, 主要从事地下结构防灾减灾方面的研究。E-mail: yuhaitao@tongji.edu.cn。

Influence mechanism of permeability coefficient in homogeneously saturated strata on responses of deep tunnels under incidence of SV waves

YU Hai-tao¹, WANG Zhi-kun², LIU Zhong-xian³

(1. Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of Ministry of Education, Tongji University, Shanghai 200092, China;

2. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 3 Tianjin Key Laboratory of Soft Soil

Characteristics and Engineering Environment, Tianjin Chengjian University, Tianjin 300384, China)

Abstract: For the seismic analysis of underground structures in saturated sites, the coupling effects of pore water and soil skeleton are determined by the permeability coefficient of strata, which is one of the key parameters in the interaction analysis between saturated strata and structures. However, the current researches are usually based on the assumption that the permeability coefficient is zero or infinite, ignoring the permeability of the actual formation, and its influence mechanism is still unclear. Based on the Biot poroelasticity theory, firstly the $u-w$ format model is established for homogeneously saturated strata with different permeability coefficients. According to the distribution ranges of the permeability coefficients corresponding to different types of saturated strata, the analytical expressions for wave velocity of P_1 , P_2 and S waves are derived when the permeability coefficient is finite, zero and infinite respectively, and the influences of variation of the permeability coefficient on the free-field wave velocity is analyzed. In addition, a dynamic analysis model is established for different types of saturated strata and deep tunnels, and the proposed model is verified by providing comparisons with the known solutions of typical examples. Furthermore, the response mechanisms of the tunnel structures and surrounding pore water pressures in four typical

基金项目: 国家自然科学基金项目(41922059, 42177134); 国家重点研发计划项目(2018YFC1504305, 2017YFC1500703); 中央高校基本科研业务费专项资金项目

收稿日期: 2021-04-07

saturated strata, including sandstone, pebble soil, sandy soil and silt soil, are investigated under the scenarios of variable permeability coefficients and two extreme values (i.e., zero and infinite). The results show that the propagation velocities of three kinds of waves (P_1 , P_2 and S waves) in different strata all increase with the permeability coefficient k . When k is less than 10^{-4} m/s, the wave velocity reaches the minimum and is consistent with that of the extreme value $k=0$. When k is greater than 10^2 m/s, the wave velocity reaches the maximum and is consistent with that of the extreme value $k=\infty$. More specifically, for the saturated sandstone, the amplitudes of tunnel response and pore water pressure of strata gradually increase with the permeability coefficient and tend to the extreme case with the assumption of $k=\infty$. While for the pebble soil and the sandy soil, the amplitudes of tunnel response and pore water pressure of strata gradually increase with the decrease of the permeability coefficient and tend to the extreme case with the assumption of $k=0$. What's more, for the saturated strata with permeability coefficient in the range of 10^{-4} m/s~ 10^2 m/s, the dynamic responses of tunnel structures and strata are quite different from those with permeability coefficient of two extreme values, which indicates the assumption that the permeability coefficient is zero or infinite cannot be used in the computational model for this situation. Therefore, the permeability coefficient of saturated strata has a significant influence on the dynamic responses of the tunnel structures and surrounding strata, and should be considered in the seismic design of practical projects.

Key words: homogeneous saturated stratum; deep tunnel; permeability coefficient; wave velocity; dynamic response; pore water pressure

0 引言

近年来地震频发,对工程场地和地下结构的安全性均构成了威胁。与单相介质地层相比,地震作用下饱和两相介质地层的动力特性更为复杂^[1],如孔隙流体的力学性质、孔隙流体与固相土骨架发生相对运动时所产生的渗流黏滞作用等,会直接影响饱和地层的动力特性,进而会对地下结构及周围地层环境的动力响应产生影响。因此,饱和地层地下结构抗震安全性及渗流耦合效应需引起重视。

目前,饱和地层地下结构抗震分析主要依据解析解、数值分析和模型试验等方法,其中数值方法因其适用性强、能够模拟复杂结构形式及地层条件等优势而被广泛采用。Wang 等^[2]提出针对饱和两相介质的黏性弹簧传输边界,应用于土-结构动力作用分析。谷音等^[3]基于 OpenSees 有限元程序研究了地震作用下饱和地层中地铁车站结构的动力反应。李亮等^[4]开发了基于 Biot 多孔介质理论的饱和单元,应用于饱和土中隧道结构的地震响应分析。Li 等^[5]基于 $u-U$ 模型和渗透系数为零的假设,提出了一种适用于饱和介质的黏弹性人工边界。Liu 等^[6]采用间接边界积分方程法分析了饱和半无限空间中隧道对平面 P_1 波的散射作用。总体而言,目前饱和地层地下结构抗震研究通常基于 $u-p$ 模型及渗透系数为零的假设或者基于 $u-U$ 、 $u-w$ 模型及渗透系数为无穷大的假设,而忽略了实际饱和地层渗透特性及其影响。由于不同类型饱和地层的渗透系数均存在一定的分布区间^[7],渗透系数的变化可能会对饱和地层-结构动力相互作用产生影响,但目前研究对其影响机制尚不清晰。

本文旨在研究 SV 波入射下不同类型饱和地层渗透系数变化对深埋隧道动力响应的影响机制。基于 Biot 饱和介质理论 $u-w$ 模型,得到渗透系数为有限值和极端值(零或无穷大)条件下的波速表达,并采用间接边界积分方程法模拟 SV 波垂直入射下饱和地层与隧道结构的动力相互作用。依据不同类型饱和地层渗透系数的实际分布区间和两种极端假设情况,探明了渗透系数变化对深埋隧道结构地震响应及地层孔隙水压力的影响机制。

1 模型及解答

1.1 计算模型

计算模型为均匀饱和地层深埋圆形隧道,即均匀饱和全空间模型中埋置一个圆形隧道,如图 1 所示。假设饱和地层为均匀各向同性多孔介质,衬砌为均质各向同性弹性体。衬砌内外半径分别为 r_1 和 r_2 ,圆心位于 O 处。平面 SV 波以 θ_β 角从基岩入射。

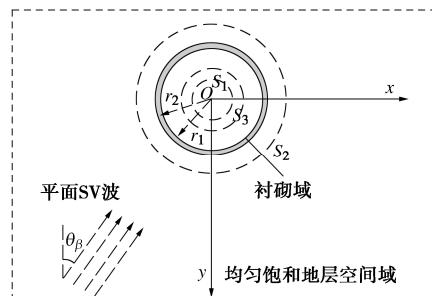


图 1 计算模型

Fig. 1 Computational model

本文采用边界积分方程法^[8],针对研究对象,将

整体模型分为饱和地层域和衬砌域。在衬砌内外引入3个虚拟波源面, 其中 S_1 构造地层中散射波, S_2 和 S_3 构造衬砌中的散射波。假设行波方向垂直于隧道纵轴, 待求为饱和地层衬砌对平面SV波的二维散射问题。

1.2 不同渗透系数条件下的波速解析表达

饱和地层波动理论与孔隙流体在土骨架孔隙中的渗透过程密切相关, 不同的渗透系数会引起不同类型波的传播速度和衰减特性。参考文献[9], 给出不同饱和土的静力作用和地震作用下的渗透系数分布范围, 见表1。针对渗透系数为有限值、无穷大和零3种情况, 基于 $u\text{-}w$ 模型下的波动方程, 得出饱和地层不同渗透系数条件下的波速解析表达式。

表1 不同类型饱和土渗透系数分布范围

Table 1 Permeability coefficients of saturated soils

饱和地层类型	静力作用下渗透系数范围 $k/(m \cdot s^{-1})$	地震作用下渗透系数范围 $k/(m \cdot s^{-1})$
岩石、堆石料等	$10^1 \sim 10^{-1}$	$1.9 \times 10^2 \sim 1.9 \times 10^0$
级配好卵石土、砾石等	$10^{-2} \sim 10^{-4}$	$1.9 \times 10^{-1} \sim 1.9 \times 10^{-3}$
级配较好砂土等	$10^{-3} \sim 10^{-5}$	$1.9 \times 10^{-2} \sim 1.9 \times 10^{-4}$
粉土、黏土、砂细砂等	$10^{-5} \sim 10^{-8}$	$1.9 \times 10^{-4} \sim 1.9 \times 10^{-7}$
淤泥质黏土等	$10^{-8} \sim 10^{-11}$	$1.9 \times 10^{-7} \sim 1.9 \times 10^{-10}$

由于Biot两相介质理论 $u\text{-}w$ 格式求解中没有引入过多假定限制条件, 适用范围较广, 且较完备模型的未知量更少, 因此本文采用Biot动力控制方程中的 $u\text{-}w$ 模型^[10], $u\text{-}w$ 模型的动力控制方程表示为

$$\mu u_{i,jj} + (\lambda + \alpha^2 M + \mu) u_{j,ji} + \alpha M w_{j,ji} = \rho \ddot{u}_i + \rho_f \ddot{w}_i, \quad (1)$$

$$\alpha M u_{j,ji} + M w_{j,ji} = \rho_f \ddot{u}_i + m \ddot{w}_i + b \dot{w}_i. \quad (2)$$

式中 u_i 为土体骨架位移; w_i 为土骨架相对流体位移; ρ 为土体总密度, $\rho = (1-n)\rho_s + n\rho_f$, ρ_s 和 ρ_f 分别为土颗粒和流体的质量密度, n 为孔隙率; b 为耗散系数, $b = \rho_f g / k$, k 为地层渗透系数, g 为重力加速度; m 为类似密度的参数, 取决于 ρ_f 和附加质量系数, 表达式为 $m = (n\rho_f + \rho_a)/n^2$, 其中 ρ_a 为固、液两相耦合质量密度; α , M 分别为Biot有效应力系数和Biot模量, $0 \leq \alpha \leq 1$, $0 \leq M < \infty$ 。

基于Biot理论, SV波入射下饱和介质中存在两种压缩波 P_1 , P_2 (其中 P_1 为快波, P_2 为慢波)和一种剪切波SV, 设 P_1 、 P_2 和SV波的波速分别为 $v_{\alpha 1}$, $v_{\alpha 2}$ 和 v_{β} , P_1 、 P_2 和SV波的波数分别为 $k_{\alpha 1}$, $k_{\alpha 2}$ 和 k_{β} 。 P_1 、 P_2 的势函数 ϕ_1 , ϕ_2 和SV波势函数 $\vec{\psi}$ 在频域内满足以下波动方程:

$$\nabla^2 \phi_1 + k_{\alpha 1}^2 \phi_1 = 0, \quad \nabla^2 \phi_2 + k_{\alpha 2}^2 \phi_2 = 0, \quad \nabla^2 \vec{\psi} + k_{\beta}^2 \vec{\psi} = 0, \quad (3)$$

式中, ∇^2 为拉普拉斯算子。

基于Helmholtz原理, 土骨架位移、流体相对于土骨架位移与势函数关系可被表达, 详见文献[8]。将波势函数表达的土骨架位移和流体相对于骨架位移代入控制方程(1)和(2), 即可求出压缩波和剪切波的波数。压缩波波数与波速关系为

$$k_{\alpha i} = \omega / v_{\alpha i} \quad (i=1,2). \quad (4)$$

波速表达式为

$$\frac{1}{v_{\alpha 1}^2} = \frac{\beta_1 + \sqrt{\beta_1^2 - 4\beta_2}}{2}, \quad \frac{1}{v_{\alpha 2}^2} = \frac{\beta_1 - \sqrt{\beta_1^2 - 4\beta_2}}{2}, \quad (5)$$

其中,

$$\beta_1 = \frac{(m - ib/\omega)(\lambda + \alpha^2 M + 2\mu) + M\rho - 2\alpha M\rho_f}{(\lambda + 2\mu)M}, \quad (6)$$

$$\beta_2 = ((m - ib/\omega)\rho - \rho_f^2)/(\lambda + 2\mu)M. \quad (7)$$

同理, 饱和地层的剪切波波速可表示为

$$v_{\beta}^2 = \mu(ibw - mw^2)/[(ibw - mw^2)\rho + \rho_f^2 w^2]. \quad (8)$$

渗透系数取无限大时, 则 $b=0$, 此时流体可以在孔隙中自由流动, 3种体波的传播不再具有弥散性, 通过简化控制方程, 可以得到波速:

$$\frac{1}{v_{\alpha 1}^2} = \frac{\beta_1 + \sqrt{\beta_1^2 - 4\beta_2}}{2}, \quad \frac{1}{v_{\alpha 2}^2} = \frac{\beta_1 - \sqrt{\beta_1^2 - 4\beta_2}}{2}, \quad (9)$$

$$v_{\beta}^2 = \mu / (\rho - \rho_f^2 / m). \quad (10)$$

其中,

$$\beta_1 = (m(\lambda + \alpha^2 M + 2\mu) + M\rho - 2\alpha M\rho_f) / (\lambda + 2\mu)M, \quad (11)$$

$$\beta_2 = (m\rho - \rho_f^2) / (\lambda + 2\mu)M. \quad (12)$$

渗透系数为零时, 即 $k=0$, 则 $b \rightarrow \infty$, 此时黏性耦合作用显著, 孔隙流体相对位移 w 几乎为零, P_2 波的衰减显著, 可不予考虑, 仅存在 P_1 波和SV波。忽略流体相对位移 w , 则通过简化控制方程, 可以得到波速为

$$v_{\alpha 1}^2 = (\lambda + \alpha^2 M + 2\mu) / \rho, \quad v_{\alpha 2}^2 = 0, \quad (13)$$

$$v_{\beta}^2 = \mu / \rho. \quad (14)$$

1.3 波场构造及求解

考虑到二维均匀饱和地层无限域 D_1 中存在衬砌域 D_2 , 如图2所示。当入射的SV波到达衬砌结构时, 会产生散射波, 同时散射体 D_2 中也会存在反射波和折射波。为便于求解, 将 D_1 中的波场分为自由场和地层域散射场, D_2 中的波场为衬砌域散射场。其中, 自由场表示无散射体时的波场。

基于1.2节波速求解, 可进一步求解自由波场引起的地层应力 $\sigma_y^f(i, j = x, y)$ 、固相位移 u_i^f 、流体相对位移 w_i^f 和孔隙水压力 p_i^f 。由于隧道散射体的存在, 入射波会在饱和地层和衬砌内部产生散射波。根据单层位势理论, 通过在散射体内部虚拟面 S_1 上的波源积分, 可以模拟扩展到无穷远外部区域中的位移 u_i^{s1} 、应

力 $\sigma_{ij}^{s_1}$ 、流体相对位移 $w_i^{s_1}$ 和孔隙水压力 p^{s_1} 。同理, 衬砌内部的散射场可以通过虚拟波源面 S_2 和 S_3 上的波源积分, 模拟单相介质衬砌域的位移 $u_i^d = u_i^{s_2} + u_i^{s_3}$ 和应力 $\sigma_{ij}^d = \sigma_{ij}^{s_2} + \sigma_{ij}^{s_3}$, 详见文献[8]。由于间接边界积分方程法自动满足无限远处辐射条件的优势, 为了获得虚拟波源的解只需利用衬砌表面的边界条件构造方程组即可。另外, 由于边界积分方程的建立基于叠加原理, 因此局限于线性问题的求解。本文仅针对动力问题分析, 具体工程设计可以通过叠加初始地应力场进行组合。

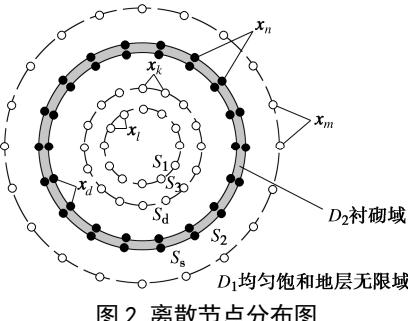


图 2 离散节点分布图

Fig. 2 Distribution of discrete nodes

在饱和地层域与衬砌域交界面(衬砌外壁) S_s 处, 满足位移和应力连续性条件; 在衬砌域与内部空气介质交界面(衬砌内壁) S_d 处, 衬砌域散射场须满足应力为零边界条件; 假设不透水边界, 则交界面处 S_s 附加流体相对位移为零。为了便于求解, 对散射波场的方程进行离散化处理。首先对衬砌内外壁和虚拟波源面 S_1 , S_2 , S_3 进行离散, 设衬砌外壁离散点数为 N , 内壁离散点数为 N' , 虚拟波源面 S_1 , S_2 , S_3 离散点数均为 N_1 , N_2 , N_3 。衬砌内外壁配置的边界点和波源面配置的虚拟点源见图 2。图 2 中, $x_n \in S_s$, $x_d \in S_d$, $x_l \in S_1$, $x_m \in S_2$, $x_k \in S_3$ 。

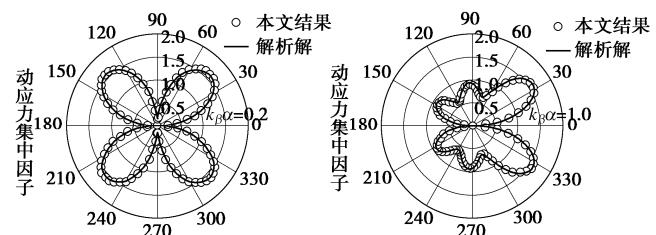
采用最小二乘法求解将格林函数代入边界条件得到的求和方程组, 具体表达式可参考文献[8], 从而得到虚拟波源密度, 与格林函数矩阵相乘, 可得到散射场中的结构应力和位移、流体位移和孔压, 最后与自由场结果相加, 即可得到弹性波入射下空间任一点响应的解答。另外, 结合本文模型, 参考文献[11]中的点位配置特征, 虚拟波源面半径取值 $0.4R \sim 0.6R$, 波

源点数取为隧道边界离散点数的一半左右, 边界配点数满足每个波长 7~10 个点, 即可保证较高计算精度。而对于高频入射情况, 则应适当增大虚拟波源面半径, 取值 $0.7R \sim 0.9R$, 同时适当增加离散点保证计算精度。此外, 在隧道的响应及应力计算中格林函数需要在波数域内积分, 低频入射下选取截断项数 50, 高频入射截断项数增加到 200, 如无量纲频率 $\eta > 2.0$ 情况。

2 模型验证

由于饱和地层中隧道衬砌对弹性波的散射问题至今还没有完全精确的解析解, 现通过参数退化与现有单相介质衬砌动力响应解析解对比来进行模型验证, 即将孔隙率、流体体积模量和流体密度设为非常小, 从而得到饱和两相介质退化为单相介质的计算结果, 并与已有文献[12]解析解对比。

地层与衬砌参数取值如下: 地层泊松比 $\nu_1 = 0.25$, 衬砌材料泊松比 $\nu_2 = 0.2$, 衬砌外内半径之比为 1.1, 地层与衬砌介质剪切模量之比为 2.9, 定义无量纲波数 $k_\beta a = 0.2, 1.0$ 。图 3 给出了 SV 波垂直入射下沿深埋隧道圆周方向分布的无量纲动应力集中因子分布, 其中动应力集中因子定义为 $\sigma_{\theta\theta}^* = |\sigma_{\theta\theta}/\sigma_0| = |\sigma_{\theta\theta}/\mu k_\beta^2|$, 即衬砌环向应力与地层入射波应力幅值之比。从图 3 中可以看出, 本文结果与解析解吻合较好, 从而验证了计算模型的正确性。

图 3 数值解与解析解^[12]对比Fig. 3 Comparison between numerical results and analytical solutions^[12]

3 渗透系数影响分析

为了体现研究工作的普适性, 本文选取砂岩、卵石土、砂土、粉土 4 类饱和地层, 基于文献资料调研, 各自对应的渗透系数分布范围如表 2 所示。本研究旨

表 2 4 类饱和地层参数及渗透系数范围

Table 2 Four types of parameters of saturated soils and range of permeability coefficient

饱和地层	剪切模量/MPa	泊松比	土颗粒体积模量/MPa	液体体积模量/MPa	土骨架平均体积模量/MPa	固体密度/(kg·m ⁻³)	液体密度/(kg·m ⁻³)	孔隙率	渗透系数 ^[11] /(m·s ⁻¹)
砂岩 ^[13]	3700	0.20	36000	2000	6166.7	2650	1000	0.300	$1 \sim 10^2$
卵石土 ^[14]	854.7	0.17	45000	2000	1010.1	2150	1000	0.400	$10^{-2} \sim 1$
砂土 ^[14]	277.8	0.26	30000	2000	486.1	2100	1000	0.400	$10^{-4} \sim 10^{-2}$
粉土 ^[14]	64.15	0.30	20000	2000	139.0	1970	1000	0.594	$10^{-7} \sim 10^{-4}$

在探明 SV 波垂直入射下饱和地层渗透系数变化对自由场波速、地层-隧道动力相互作用的影响机制。

对于饱和地层中的深埋隧道, 衬砌内径取为 3 m, 外径取为 3.3 m。衬砌材料参数见表 3。

表 3 衬砌材料参数

Table 3 Lining material parameters

弹性模量/GPa	泊松比	密度/(kg·m ⁻³)
32.5	0.2	2500

为了便于对比分析, 本文采用无量纲频率, 即通过散射体的特征尺寸和剪切波速 v_β 将频率归一化为

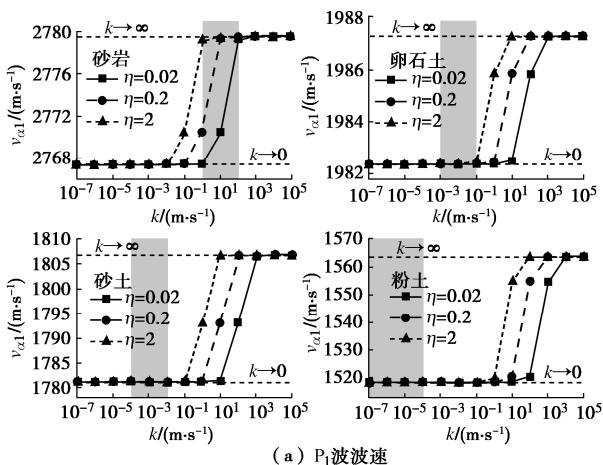
$$\eta = 2a/\lambda_\beta = a\omega/\pi v_\beta = 2fa/v_\beta \quad (15)$$

式中 a 为散射体的特征尺寸 (隧道半径); ω 为圆频率; v_β 为剪切波速度; λ_β 为剪切波的波长; η 为衬砌结构尺寸与地层介质中剪切波波长的比值; η 越大, 则入射波波长越小, 对应的频率 f 越高。考虑到地震波长若介于隧道尺寸的 1~4 倍时, 地震动响应会被明显放大^[15], 本文将针对无量纲入射频率范围 $\eta = 0.02 \sim 2.0$ 展开研究, 重点讨论饱和地层-衬砌界面不透水条件下地层渗透系数变化对衬砌位移、环向应力响应及周围地层孔隙水压力的影响规律。

3.1 饱和地层渗透系数变化对自由场波速的影响

波速作为饱和地层的重要动力参数之一, 可以反映饱和地层的动力特征, 进而会影响结构响应^[16]。图 4 给出了 4 种类型饱和地层渗透系数变化对自由场 P₁ 波、P₂ 波和 S 波波速的影响曲线。选取 3 个无量纲入射频率 $\eta = 0.02, 0.2, 2$, 图中阴影部分表示不同饱和地层渗透系数的实际分布范围 (见表 2)。

由图 4 可见: 当饱和地层渗透系数取极值时, 即 $k \rightarrow \infty$ 和 $k \rightarrow 0$, 不同类型饱和地层 P₁、P₂ 和 S 波波速均为定值, 且渗透系数 $k \rightarrow \infty$ 时, 波速为最大值, 渗透系数 $k \rightarrow 0$ 时, 波速为最小值; 当饱和地层渗透系数取有限值时, 即在 $10^{-4} \sim 10^2$ m/s 范围内, 3 种体波波速均随渗透系数增加而逐渐上升, 且渗透系数大于 10^2 m/s 和小于 10^{-4} m/s 时, 波速分别趋向于最大值和最小值。



(a) P₁ 波波速

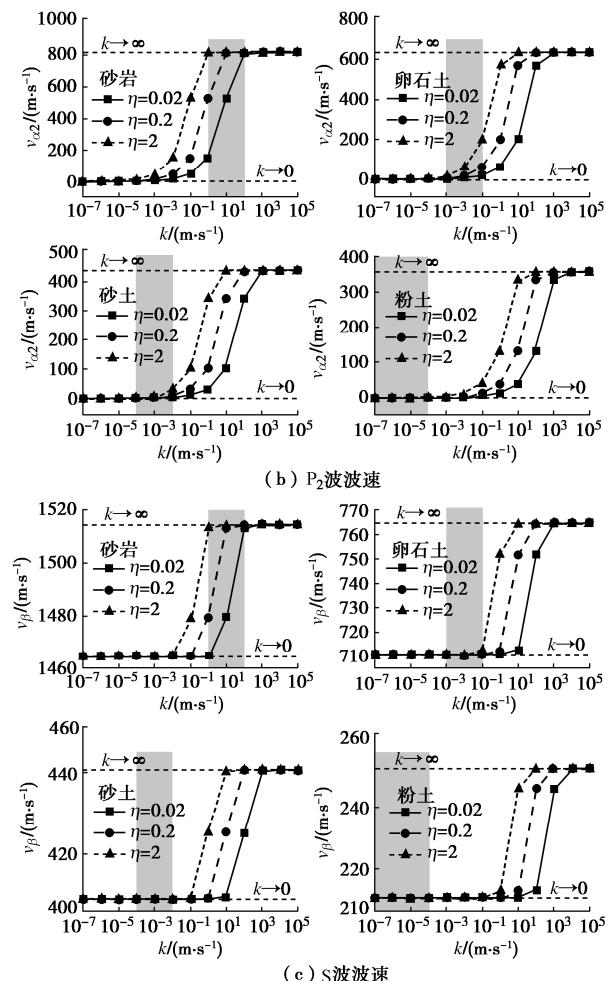


图 4 不同入射频率下 4 类饱和地层 P₁、P₂ 和 S 波波速与渗透系数的关系

Fig. 4 Relationship between P₁, P₂ and S wave velocities and permeability coefficients of four types of saturated soils under incidence of SV waves with different frequencies

此外, 4 类饱和地层在其实际渗透系数分布范围内 (图 4 中阴影部分), 自由场波速变化存在如下规律: 对于渗透性良好的砂岩和卵石土, 3 种波的波速均发生一定变化, 并非定值; 对于渗透性较好的砂土而言, 仅 P₂ 波的波速发生变化, 这是由于 P₂ 波相较 P₁ 和 S 波而言对渗透性变化更加敏感, 如图 5 所示; 而对于渗透系数较差的粉土, 3 种波速均接近最小值, 并且不随入射频率的改变发生变化。由此可见, 对于渗透性比较好的砂岩、卵石土、砂土等饱和地层, 自由场波动分析时需要考虑实际渗透系数变化范围的影响, 不能仅采用渗透系数为极端定值的假定。

3.2 渗透系数变化对衬砌响应的影响

基于自由场波速研究结论, 分别选取饱和地层渗透性较好的砂岩、卵石土和砂土进行地层-衬砌动力响应分析。各类饱和地层渗透系数选取如下: 砂岩 $k=10^0, 10^1, 10^2$ m/s; 卵石土 $k=10^{-3}, 10^{-2}, 10^{-1}$ m/s; 砂土 $k=10^{-4}, 10^{-3}, 10^{-2}$ m/s。另外, 还增加了渗透系

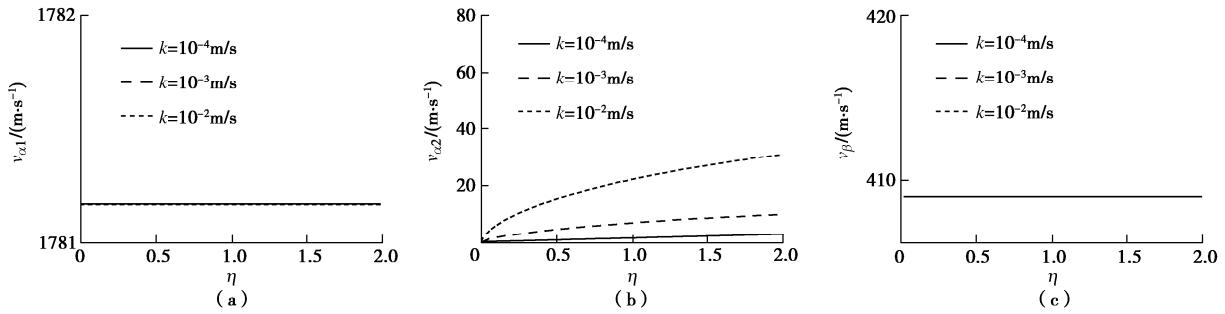
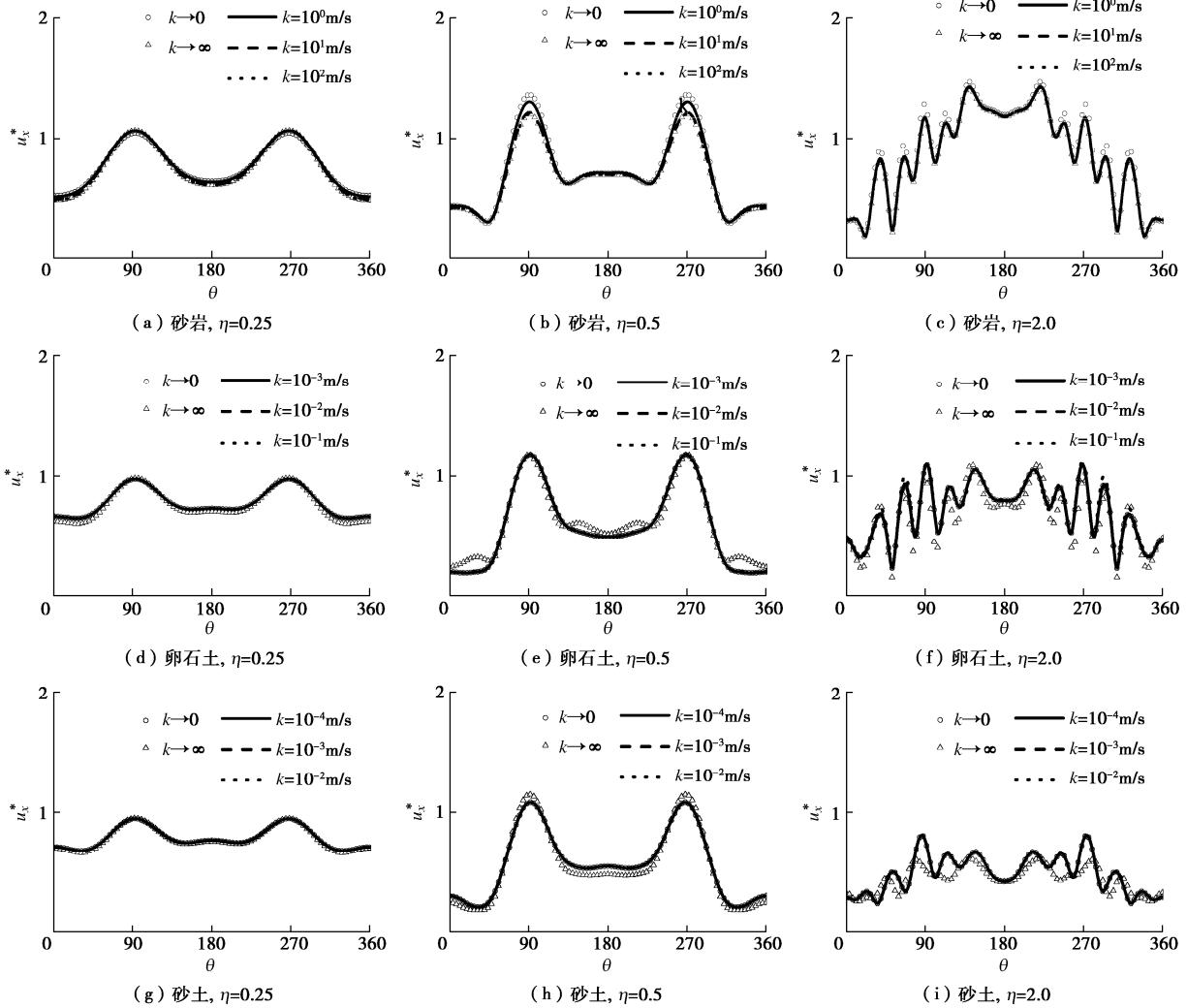
图 5 砂土 P_1 , P_2 和 S 波速与入射频率的关系曲线Fig. 5 Velocity responses of P_1 , P_2 and S waves of sands under incidence of SV waves with different frequencies

图 6 不同渗透系数下衬砌周向水平位移幅值曲线

Fig. 6 Amplitude curves of circumferential horizontal displacement of linings under different permeability coefficients

数趋向于零和无穷大两种极端值便于对比分析。定义水平位移无量纲幅值 $u_x^* = |U_x| / A_{sv}|$, 表示衬砌位移与地层自由场幅值的比值。分析选取 3 个无量纲入射频率 $\eta = 0.25, 0.5$ 和 2.0 。

图 6 给出了 3 类饱和地层衬砌沿圆周分布的水平位移幅值曲线。可以看出, 在低频 $\eta=0.25$ (即入射波长为 4 倍衬砌直径) 入射下, 3 类地层渗透系数变化对位移几乎没有影响, 这是由于此时散射体振幅与自由场振幅基本一致, 从而导致散射效应不明显; 不同

渗透系数下的衬砌位移响应沿圆周方向分布形式不变, 但随入射频率改变其分布形式发生显著变化。

图 7 给出了 3 类饱和地层不同渗透系数下衬砌 $\theta = 90^\circ$ 处的水平位移幅值曲线。可以看出, 当无量纲入射频率较低时 (散射体尺寸相比于入射波长较小), 由于散射体振幅与自由场振幅相近使无量纲位移幅值为 1; 3 类地层实际渗透系数分布范围内的衬砌位移幅值随频率变化影响不明显, 但是两种极端值情况随频率变化显著, 且与实际渗透系数下的结果 (简称

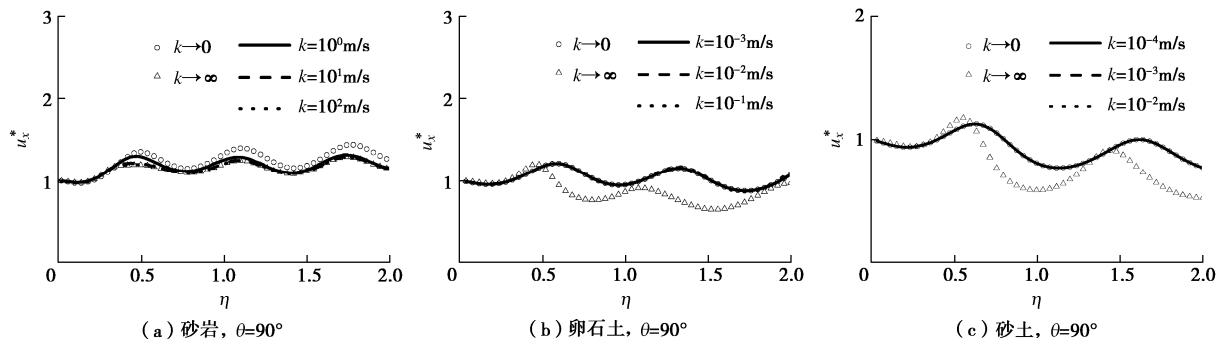


图 7 不同渗透系数下衬砌水平位移幅值谱

Fig. 7 Amplitude spectra of horizontal displacement of linings under different permeability coefficients

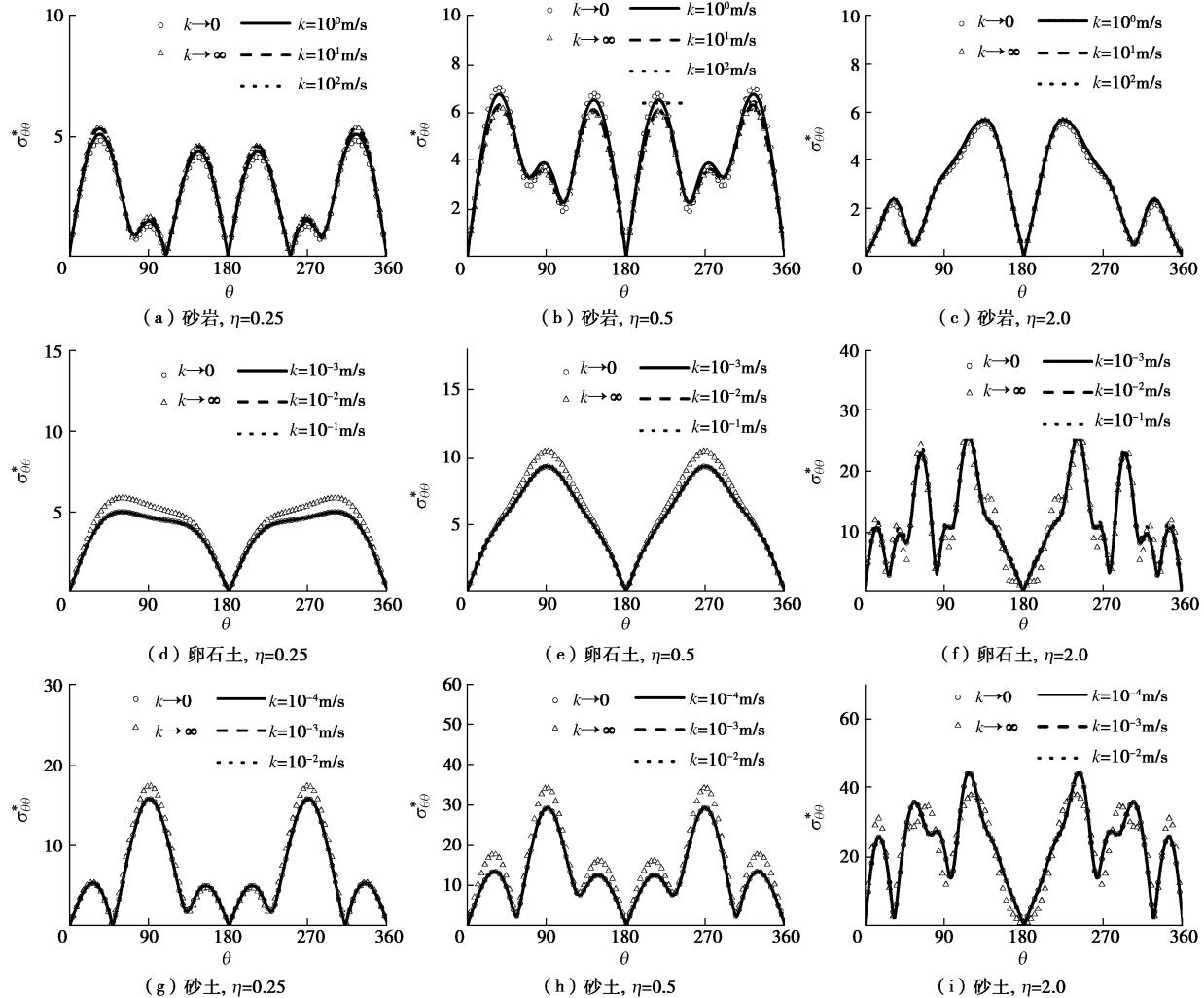


图 8 不同渗透系数下衬砌周向动应力集中因子幅值曲线

Fig. 8 Amplitude curves of circumferential dynamic stress concentration factor of linings under different permeability coefficients

实际值)有较大差别,如不同频率下砂岩地层 $k \rightarrow 0$ 时的位移均大于实际值,而卵石土和砂土地层 $k \rightarrow \infty$ 时的位移幅值均小于实际值。

图 8 给出了 3 类饱和地层不同渗透系数下衬砌沿圆周方向分布的动应力集中因子, 定义 $\sigma_{\theta\theta}^* = |\sigma_{\theta\theta}/\sigma_0| = |\sigma_{\theta\theta}/\mu k_\beta^2|$, 表示衬砌环向应力与地层入射波应力幅值之比。由图 8 可以看出, 不同渗透系数下的

衬砌动应力集中因子响应规律与位移基本相似,且应力响应幅值变化随着入射频率增加而逐渐增大。

图 9 给出了 3 类饱和地层不同渗透系数下衬砌 $\theta = 90^\circ$ 处的动应力集中因子幅值谱。由图 9 可以看出, 在 3 类饱和地层实际渗透系数分布范围内, 不同入射频率下的衬砌应力幅值基本不随渗透系数发生变化, 但对于卵石土和砂土, 渗透系数 $k \rightarrow \infty$ 时的动应

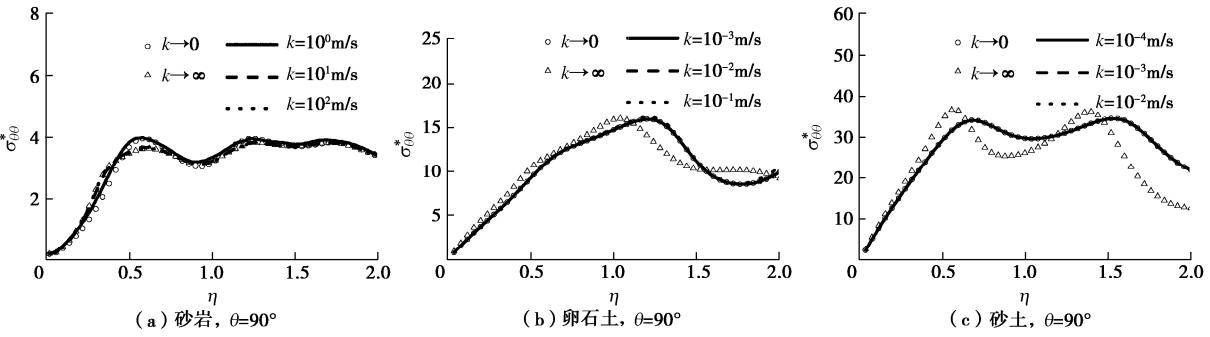


图 9 不同渗透系数下衬砌动应力集中因子幅值谱

Fig. 9 Amplitude spectra of dynamic stress concentration factor of linings under different permeability coefficients

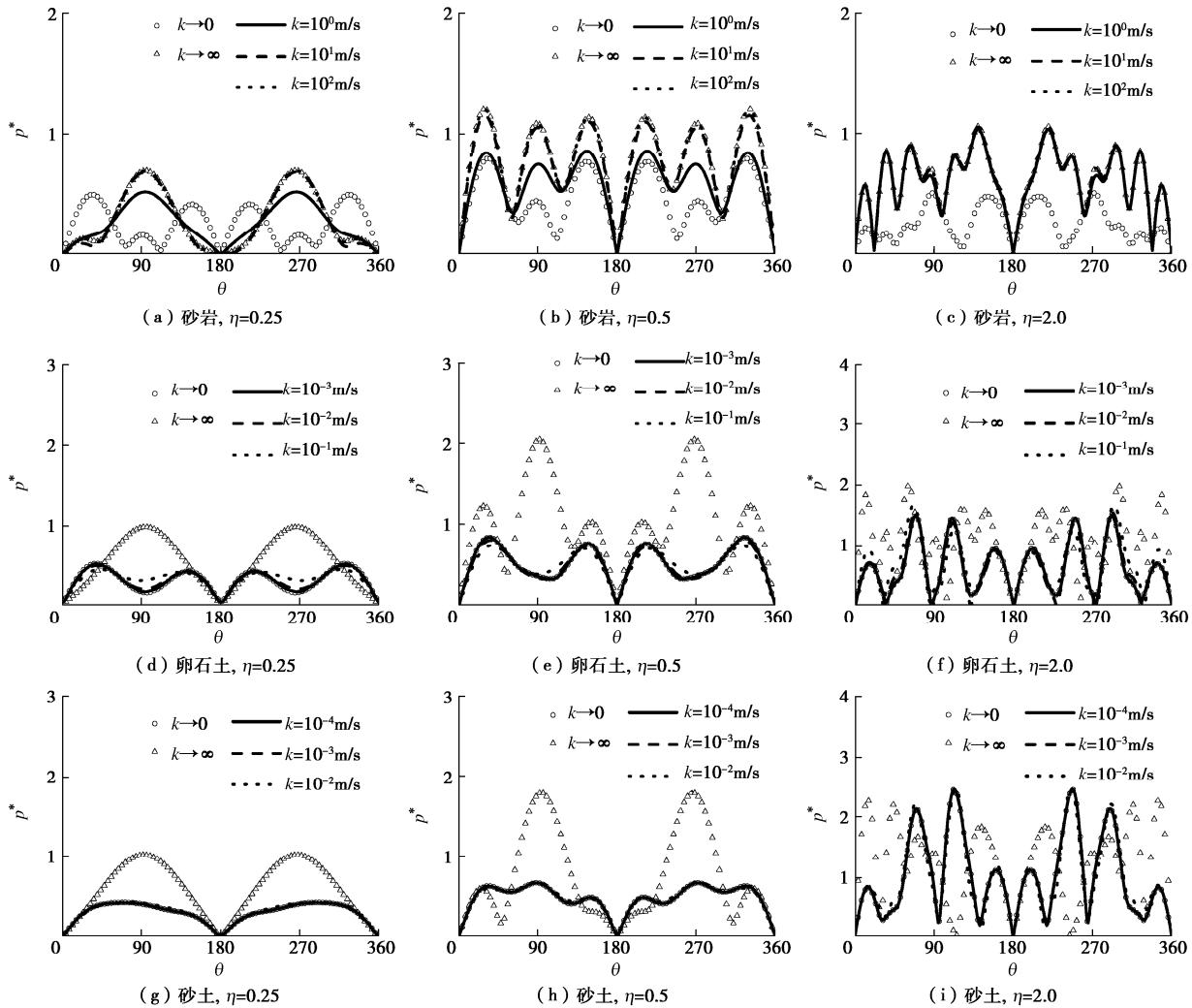


图 10 不同渗透系数下土-衬砌交界面孔隙水压力幅值曲线

Fig. 10 Amplitude curves of pore water pressure at soil-lining interface under different permeability coefficients

力响应曲线与其他结果差异显著。这是由于 $k \rightarrow \infty$ 时孔隙流体和土骨架之间不存在黏性耦合作用, 导致衬砌周围地层中孔压随频率变化较明显(详见下节讨论), 依据有效应力原理, 故而地层孔隙水压力变化会对衬砌动应力响应产生影响。

3.3 渗透系数变化对衬砌周围地层孔压的影响

图 10 给出了 3 类饱和地层不同渗透系数下衬砌周

围地层沿圆周分布的孔压幅值曲线, 定义无量纲孔压 $p^* = |p / \mu k_\beta^2|$, 表示孔隙水压力与地层入射波应力幅值之比。由图 10 可以看出, 对于饱和砂岩, $k \rightarrow 0$ 极端情况下, 孔压幅值小于实际值结果且分布差异较大; 而对于卵石土和砂土, $k \rightarrow \infty$ 情况下的孔压幅值明显放大, 这是由于此时地层孔隙流体和土骨架间不存在黏性耦合作用所致。

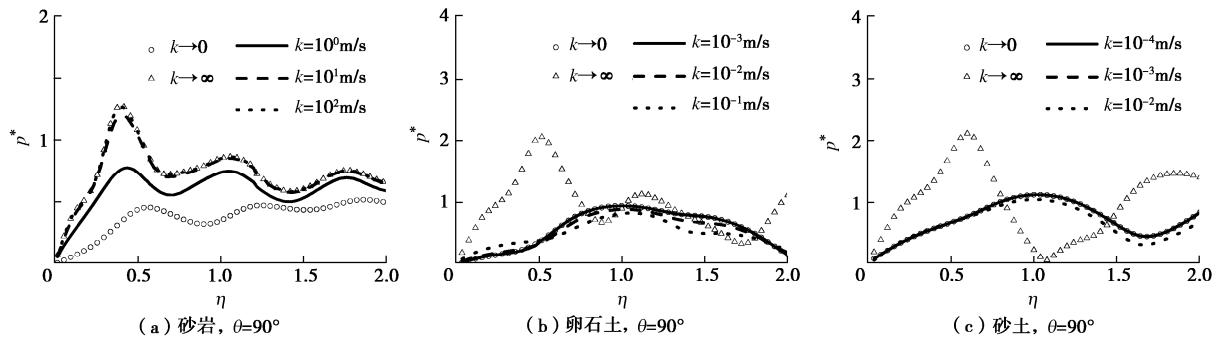


图 11 不同渗透系数下土-衬砌交界面孔隙水压力幅值谱

Fig. 11 Amplitude spectra of pore pressure at soil-lining interface under different permeability coefficients

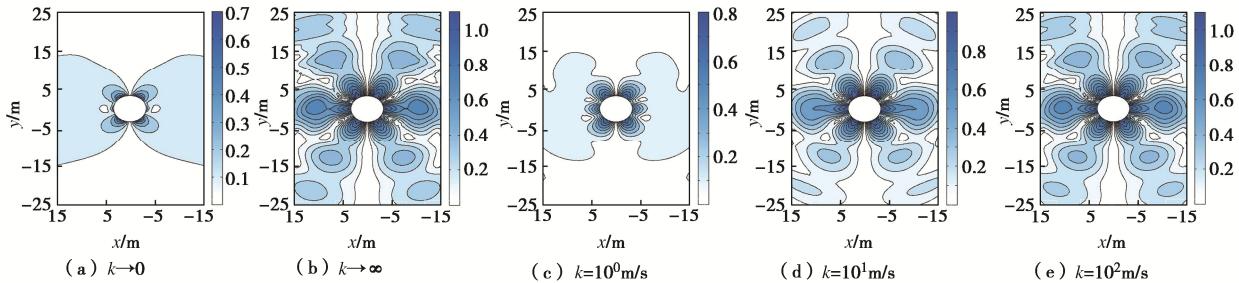


图 12 不同渗透系数砂岩的孔隙水压力分布图

Fig. 12 Distribution of pore water pressure of sandstone under different permeability coefficients

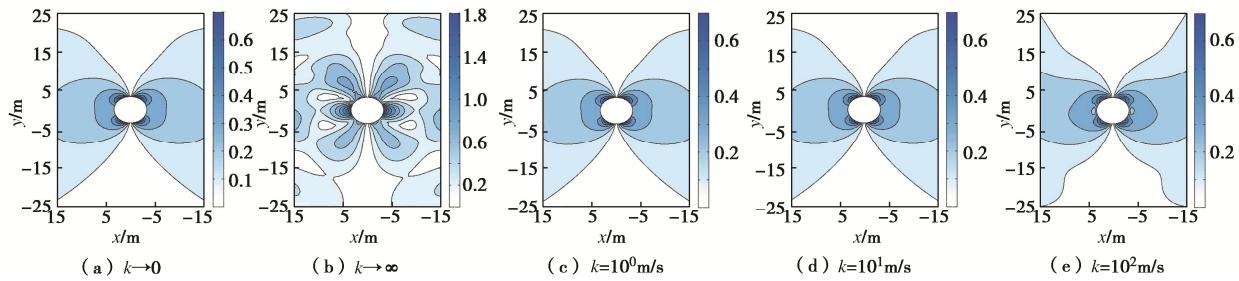


图 13 不同渗透系数卵石土的孔隙水压力分布图

Fig. 13 Distribution of pore water pressure of pebble soil under different permeability coefficients

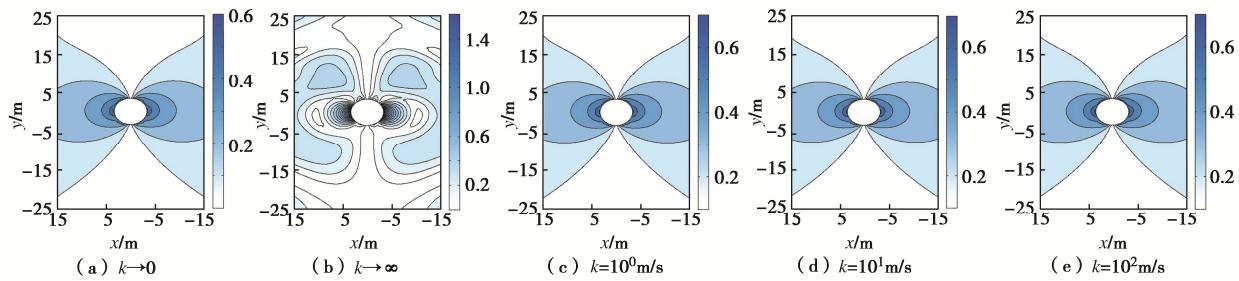


图 14 不同渗透系数砂土的孔隙水压力分布图

Fig. 14 Distribution of pore water pressure of sand under different permeability coefficients

图 11 给出了 3 类饱和地层不同渗透系数下衬砌周围地层 $\theta = 90^\circ$ 处的孔隙水压力幅值谱。由图 11 可以看出, 随着无量纲频率变化, 饱和地层 $k \rightarrow 0$ 极端情况下的孔压变化明显比 $k \rightarrow \infty$ 情况更平缓, 这由于 $k \rightarrow 0$ 时 P_2 波快速衰减为零导致。

图 12~14 分别给出了 3 类饱和地层不同渗透系数下衬砌周围地层的孔压分布图。无量纲入射频率取 $\eta = 0.5$ (入射波长为两倍衬砌直径), 分布范围选取: x 方向范围为 $-15 \sim 15$ m, y 方向范围为 $-25 \sim 25$ m。可以看出, 饱和地层 $k \rightarrow \infty$ 极端情况相比于 $k \rightarrow 0$ 情况,

孔压影响范围较大且存在较多峰值分布区域。如前所述, 由于地层渗透系数增加, 孔隙水与土骨架耦合作用减弱致使结构散射效应增强, 从而导致衬砌周围孔压分布范围显著放大。与前文结果类似, 对于饱和砂岩, 随着地层渗透系数增加, 孔压幅值逐渐升高; 对于卵石土和砂土, 实际渗透系数的改变对衬砌周围的孔压幅值影响不明显。

结合 3.1 节地层渗透系数变化对自由场波速的影响分析, 可以发现, 若饱和地层实际渗透系数范围内 3 种体波波速存在较大变化, 则渗透系数的改变会对隧道与地层动力响应产生显著影响。若地层实际渗透系数范围内 3 种波速均趋于最大值, 则衬砌和地层动力响应随渗透系数增高且逐渐趋于 $k \rightarrow \infty$ 极端情况(如砂岩), 反之, 若 3 种波速均趋于最小值, 则动力响应随渗透系数降低逐渐且趋于渗透系数 $k \rightarrow 0$ 情况(如卵石土、砂土)。

4 结 论

本文基于 Biot 两相介质理论给出渗透系数为有限值和极端值(零或无穷大)条件下的波速解析表达, 并采用间接边界积分方程法模拟 SV 波垂直入射下均匀饱和地层与深埋隧道的动力相互作用, 进而分析了地层渗透系数变化对自由场波速的影响规律, 并探讨了不同类型饱和地层渗透系数变化对深埋隧道结构及周围地层响应的影响机制, 得出以下 3 点结论。

(1) 当饱和地层渗透系数取极端值时, 不同类型饱和地层 P_1 , P_2 和 S 波 3 种波速均为定值, 且 $k \rightarrow \infty$ 时, 波速为最大值, $k \rightarrow 0$ 时, 波速为最小值。若渗透系数处于 $10^{-4} \sim 10^2$ m/s 实际范围内, 3 种体波波速均随渗透系数增加而逐渐上升, 且对于不同类型饱和地层而言影响规律基本一致。

(2) 对于不同类型饱和地层, 渗透系数在实际范围内 ($10^{-4} \sim 10^2$ m/s) 对隧道位移和动应力响应影响较小, 但地层动力响应幅值随渗透系数变化存在差异。对于饱和砂岩, 隧道与地层动力响应随渗透系数增大逐渐趋于 $k \rightarrow \infty$ 极端情况, 但与 $k \rightarrow 0$ 情况差异显著; 而对于卵石土和砂土, 随渗透系数降低逐渐趋于渗透系数 $k \rightarrow 0$ 情况, 但与 $k \rightarrow \infty$ 极端值相比差异明显。

(3) 随着地层渗透系数增加, 孔隙水与土骨架耦合作用减弱致使结构散射效应增强, 导致衬砌周围孔压分布范围逐渐放大, 且饱和地层 $k \rightarrow \infty$ 极端条件下的孔压响应相比 $k \rightarrow 0$ 条件更为显著。对于衬砌周围地层孔压幅值, 随渗透系数增加, 砂岩地层孔压响应逐渐增大, 而卵石土和砂土地层孔压响应逐渐减小。

总体而言, 对于不同类型饱和地层实际渗透系数

在 $10^{-4} \sim 10^2$ m/s 范围内的动力响应结果与渗透系数为两种极端值情况具有显著差异性, 因此在进行地层-结构动力分析时不能笼统采用渗透系数为极端值假定, 应视具体情况而定。在进行地层-结构动力分析前, 可先对饱和地层自由场波速进行分析, 若 3 种体波波速均趋于最大值, 则可忽略渗透系数影响采用 $k \rightarrow \infty$ 极端假定进行分析; 若波速均趋于最小值, 则可采用 $k \rightarrow 0$ 极端假定; 除此之外, 计算模型均应考虑地层渗透系数的影响并采用实际渗透系数进行动力分析。

需要说明的是, 本文研究结论仅适用于深埋隧道, 对于浅埋隧道, 还需要考虑隧道埋深变化以及地表自由边界对计算模型和分析结果的影响, 将另文讨论。

参 考 文 献:

- [1] 黄雨, 叶为民, 唐益群, 等. 上海深厚饱和覆盖土层的动力耦合地震反应分析[J]. 岩土力学, 2002, 23(4): 411-416. (HUANG Yu, YE Wei-min, TANG Yi-qun, et al. Coupled seismic response analysis of deep saturated soil covering layers in Shanghai[J]. Rock and Soil Mechanics, 2002, 23(4): 411-416. (in Chinese))
- [2] WANG Z H, ZHAO C G, DONG L. An approximate spring-dashpot artificial boundary for transient wave analysis of fluid-saturated porous media[J]. Computers and Geotechnics, 2009, 36(1/2): 199-210.
- [3] 谷音, 庄舒曼, 卓卫东, 等. 考虑饱和土的地铁车站结构非线性地震反应研究[J]. 岩土力学, 2015, 36(11): 3243-3251. (GU Yin, ZHUANG Shu-man, ZHUO Wei-dong, et al. Analysis of nonlinear seismic response of subway station considering saturated soil[J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, 36(11): 3243-3251. (in Chinese))
- [4] 李亮, 吴利华, 王相宝, 等. 基于流固耦合动力模型的饱和土体-隧道体系地震反应研究[J]. 地震工程学报, 2016, 38(6): 862-868. (LI Liang, WU Li-hua, WANG Xiang-bao, et al. Seismic response of saturated soil-tunnel system based on fluid-solid coupling dynamic model[J]. China Earthquake Engineering Journal, 2016, 38(6): 862-868. (in Chinese))
- [5] LI P, SONG E X. A viscous-spring transmitting boundary for cylindrical wave propagation in saturated poroelastic media[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2014, 65: 269-283.
- [6] LIU Z X, JU X, WU C Q, et al. Scattering of plane P_1 waves and dynamic stress concentration by a lined tunnel in a fluid-saturated poroelastic half-space[J]. Tunnelling and

- Underground Space Technology, 2017, **67**: 71 – 84.
- [7] FETTER C W. Applied Hydrogeology[M]. Long Grove: Waveland Press, 1994.
- [8] 刘中宪, 琚 鑫, 梁建文. 饱和半空间中隧道衬砌对平面 SV 波的散射 IBIEM 求解[J]. 岩土工程学报, 2015, **37**(9): 1599 – 1612. (LIU Zhong-xian, JU Xin, LIANG Jian-wen. IBIEM solution to scattering of plane SV waves by tunnel lining in saturated poroelastic half-space[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015, **37**(9): 1599 – 1612. (in Chinese))
- [9] HAN B, ZDRAVKOVIC L, KONTOE S. Numerical and analytical investigation of compressional wave propagation in saturated soils[J]. Computers and Geotechnics, 2016, **75**: 93 – 102.
- [10] BIOT M A. Mechanics of deformation and acoustic propagation in porous media[J]. Journal of Applied Physics, 1962, **33**(4): 1482 – 1498.
- [11] WONG H L. Diffraction of P, SV, and Rayleigh waves by surface topography[M]. California: University of California, 1979.
- [12] 钟启凯. 地下圆形组合衬砌洞室在地震波下的动力反应分析[D]. 长沙: 湖南大学, 2009. (ZHONG Qi-kai. Dynamic Response Analysis of Circular Composite Lining in Earthquake Waves. Changsha: Hunan University, 2009. (in Chinese))
- Response Analysis of Underground Cylindrical Composite Lining Cavern Subjected to Seismic Waves[D]. Changsha: Hunan University, 2009. (in Chinese))
- [13] LIN C H, LEE V W, TRIFUNAC M D. The reflection of plane waves in a poroelastic half-space saturated with inviscid fluid[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2005, **25**(3): 205 – 223.
- [14] 宋 佳. 饱和土场地波动数值模拟方法及其工程应用[D]. 北京: 北京工业大学, 2017. (SONG Jia. Wave Numerical Method of Saturated Site Soil and its Engineering Application[D]. Beijing: Beijing University of Technology, 2017. (in Chinese))
- [15] HASHASH Y M A, HOOK J J, SCHMIDT B, et al. Seismic design and analysis of underground structures[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2001, **16**(4): 247 – 293.
- [16] 李瑞山, 袁晓铭, 吴晓阳. 抗震规范等效剪切波速简化算法适用性研究[J]. 地震工程与工程振动, 2018, **38**(3): 30 – 36. (LI Rui-shan, YUAN Xiao-ming, WU Xiao-yang. Study on the applicability of simplified equivalent shear wave velocity calculation method in seismic design code[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2018, **38**(3): 30 – 36. (in Chinese))

中国土工合成材料工程协会召开第二届科技进步奖评审会

2021年12月21日,中国土工合成材料工程协会(CTAG)第二届科技进步奖评审会在北京顺利召开。评审委员会由中国科学院院士、浙江大学陈云敏教授任主任,协会理事长、中国国家铁路集团有限公司周诗广高工任副主任,协会顾问、清华大学李广信教授、河海大学束一鸣教授等12位土工合成材料业内知名专家参加了会议。

协会副理事长兼秘书长、石家庄铁道大学杨广庆教授介绍了协会第二届科技进步奖的社会申报、形式审查、网络评审等前期工作情况。评审委员会明确了奖励等级、评定数量以及评审程序等细节要求,听取了候选项目主要完成人的答辩汇报,查阅了候选项目申报书及其支撑材料。

根据协会科技奖励管理办法,评审委员会投票选出了协会

第二届科技进步奖一等奖1项、二等奖4项。“路基绿色加固关键技术与应用”项目获一等奖,“生态护岸建设中土工合成材料研究及应用”“复杂条件下加筋路基作用机理研究及工程应用”“多机联动式喷丝法糙面土工膜生产装备”和“新型黑臭水体处理及海洋工程用高性能管袋脱水系统的研发及应用”等4个项目获二等奖。

两年一度的协会科技进步奖聚焦土工合成材料在铁路公路、水利水电、机场港口、节能环保等领域的应用创新和生产制造环节的工艺创新,旨在促进土工合成材料科技成果与我国经济社会的融合发展、提升我国土工合成材料行业技术水平。宁缺毋滥和公平公正的办奖原则使得其在我国土工合成材料业内乃至土木工程领域的影响力得以显著提升。

(中国土工合成材料工程协会秘书处供稿)